한국지반공학회논문집 제27권 11호 2011년 11월 pp. 55 ~ 69

유효응력에 근거한 불포화토의 역학적 구성모델

Constitutive Model for Unsaturated Soils Based on the Effective Stress

신 호 성[1] Shin, Hosung

Abstract

The importance of unsaturated state in various geo-engineering problems has led to the advance of mechanical constitutive model emulating behavior of unsaturated soils in response to thermo-hydro-mechanical loading. Elasto-plastic mechanical constitutive model for unsaturated soil is formulated based on Bishop's effective stress. Effective stress and temperature are main variables in constitutive equation, and incremental formulation of constitutive relationship is derived to compute stress update and stiffness tensor. Numerical simulations involving coupled THM processes are conducted to discuss numerical stability and applicability of developed constitutive model: one-dimensional test, tri-axial compression test, and clay-buffering at high level radioactive waste disposal. Numerical results demonstrated that developed model can predict very complex behavior of coupled THM phenomena and is applicable to geo-engineering problems under various environmental conditions, as well as interpret typical behavior of unsaturated soils.

요 지

다양한 지반공학적 문제들에서 불포화 상태의 중요성이 강조되면서, 불포화 지반의 열-수리-역학적 현상들에 대한 거동특성을 모사하기 위한 역학적 구성모델 개발이 진행되고 있다. 본 연구에서는 Bishop의 유효응력 정의에 근거한 불포화 지반의 역학적 탄소성 구성모델을 제시하였다. 유효응력에 근거한 구성관계는 유효응력과 온도를 주 변수로 증분 형식으로 표현되었으며, 이를 이용하여 응력 갱신과 강성 텐서를 산정하였다. 개발된 구성모델을 이용하여 THM 현상을 포함하는 불포화토의 1차원 거동, 불포화토의 삼축 압축시험, 그리고 고준위 방사성폐기물 시설의 완충재의 거동 특성에 관한 예제 해석을 수행하여 해의 안정성과 구성모델의 적용성에 대하여 논의하였다. 수치해석결과는 개발된 역학적 구성모델이 THM 현상의 매우 복잡한 거동을 효과적으로 모사할 수 있었으며, 일반적인 불포화토의 거동 해석뿐만 아니라 다양한 환경 조건하에서의 THM 거동 해석에 적용이 가능할 것으로 판단된다.

Keywords : Constitutive model, Effective stress, THM coupling, Unsaturated soils

1. 서 론

일반적으로 흙의 공극이 부분적으로 물로 채워진 상태를 불포화 상태라고 한다. 하지만, 공기와 물로 구성된 불포화 상태 뿐만 아니라, 2상의 비혼합 유체(two immiscible fluids; 예로 유체-오일) 상태 또한 불포화 상태로 이해될 수 있다. 이때 공기압과 수압의 차이(혹은 오일압과 유체압)를 흡입력(suction)으로 정의한다. 불포화 지반에서 공극에서 물이 차지하는 비율인 포화도의 변화는 평형상태에서 흡입력의 크기를 결정하며, 지반의 체적 변형, 전단강도 및 수리학적 특성에 지대한 영향을 미친다.

최근 다양한 공학적 문제들에서 불포화 상태의 중요성이 확인되면서 온도의 영향을 고려한 불포화토의 거

1 정회원, 울산대학교 건설환경공학부 조교수 (Assistant professor, Dept. of Civil and Environmental Engineering, University of Ulsan, shingeo@ulsan.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2012년 5월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

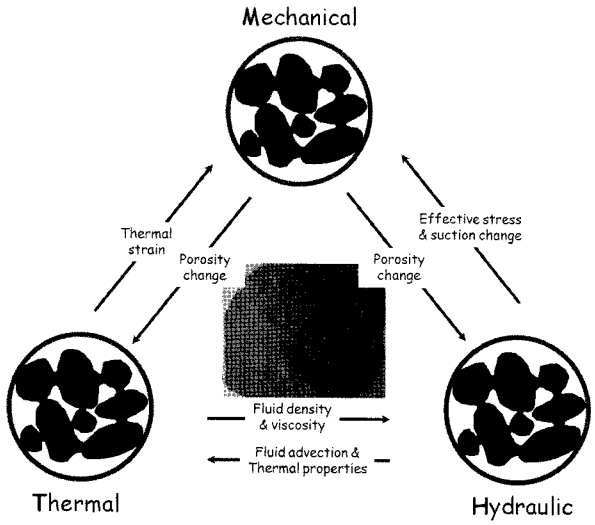

그림 1. 불포화 지반의 THM(Thermo-Hydro-Mechanical) 상호작용

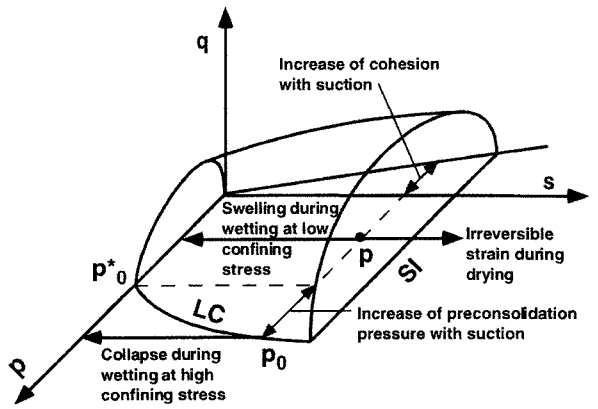

그림 2. 순응력(net stress)에 근거한 p(mean stress)-q(deivatoric stress)-흡입력(suction)축에서 BBM 모델의 항복면 (Alonso 등, 1990)

동에 대한 관심과 연구가 증가하고 있다(Gens, 2010; Mitchell 등, 2005). 불포화 지반의 거동은 열적(Thermal), 수리학적(Hydro), 그리고 역학적(Mechanical) 요인에 지배되며, 이러한 요인들은 상호작용을 통하여 서로 영향을 미치게 된다(그림 1). 연구의 적용분야는 일반적인 불포화지반 거동(기후변화의 지반구조물에 대한 영향, 지중에너지 저장) 뿐만 아니라, 열과 관련된 분야(지열, 핵폐기물 저장소, 반복 온도 하중을 받는 도로노반, 동토, 매설 고압선 주위 지반 등), 지반환경 및 에너지 분야(매립지 차수재의 누수, CO_2 지중저장, CH_4 hydrate) 등으로 단기-장기 거동해석에 대한 연구가 활발히 진행중이다. 주요한 연구 내용들은 기본 이론식의 정립(Coussy, 1995; Lewis 등, 1998; Olivella 등, 1996; Zienkiewicz 등, 1990), 신뢰할 수 있는 수치해석 방법 및 프로그램의 개발(Rutqvist 등, 2009), 실내 실험에 관한 비교 연구(Tong 등, 2010) 및 Mock-up test를 통한 소규모 현장의 적용(Alonso 등, 2005; Zheng 등, 2008) 등이 있다.

상호 연관된 THM 현상들을 해석하기 위한 중요한 요소중의 하나는 불포화 지반에 대한 역학적 구성모델이다. 불포화 지반의 HM 현상에 대한 탄소성(elasto-plastic) 구성모델은 Alonso 등(1990)에 의해 처음으로 완전한 수식으로 제시하였으며, 제안한 모델은 BBM(Barcelona Basic Model)으로 불리며 불포화 지반에 대한 가장 기존적인 모델로 간주되고 있다. 그 후, 수많은 구성 모델들이 제안되었으나(Sheng, 2011 참조), 상이한 변형특성 실험식을 사용하거나 다른 응력변수를 이용하였을 뿐 전반적으로 BBM 모델의 변형된 형태에 해당한다.

BBM 모델의 수식화는 2개의 응력변수들인 순응력(=전응력-공기압, net stress)과 흡입력(=공기압-유체압, suction)을 사용하며, 흡입력의 증가에 의한 선행압밀하중의 변화를 정의하기 위해 LC(loading-collapse) 항복면을 사용하였다. 이러한 구성모델의 틀은 침수(wetting)에 의한 체적변화(가해진 응력의 크기에 따라 collapse 혹은 swelling)나 흡입력의 증가에 의한 전단강도의 변화 등과 같은 불포화토의 다양한 특징들을 모사할 수 있다. 하지만 응력변수로 순응력(net stress)과 흡입력(suction)을 선택하는 것은 포화와 불포화 상태의 전이영역에서 응력변수의 불연속성(Sheng 등, 2004)을 유발한다. 불포화토에 대한 응력변수로 Bishop의 유효응력(혹은 averaged stress)과 흡입력을 이용하여 역학적 모델의 수식화를 수행하기도 하였다(Nuth 등, 2008; Wheeler 등, 2003; Zhao 등, 2010).

온도에 의한 흙의 역학적 거동 특성에 대한 연구는 열에너지의 확산을 촉진하거나 억제를 목적으로 하는 지반구조물의 거동 해석을 위해 활발히 진행되고 있다(Vulliet 등, 2002). 포화지반에 대한 온도의 영향은 선행압밀하중(Eriksson, 1989), 압축성(Campanella 등, 1968) 및 전단강도(Cekerevac 등, 2004; Hueckel 등, 1990; Santamarina 등, 2009) 등에 대한 연구가 오랜 기간 진행되고 있으나, 불포화토에 대한 실험결과는 매우 제한적이다. 삼축압축 실험들에서 일정한 흡입력 조건하에서 온도가 증가함에 따라 항복면이 수축함을 보여주고 있다(Romero, 1999; Wiebe 등, 1998).

본 논문에서는 유효응력에 근거한 불포화토의 역학적 탄소성 구성모델을 유도하였다. 개발된 구성모델은 유효응력과 온도를 응력변수로 하여 증분형식의 수식화를

수행하였다. 구성모델의 적용성을 평가하기 위하여 기존의 개발된 THM 유한요소 프로그램과 결합하여 불포화 다공질 재료에 대한 변형과 강도해석 그리고 고준위 방사성폐기물에 대한 THM 예제 해석을 수행하였다.

2. 역학적 구성모델의 유도

제안된 구성모델은 불포화 지반의 대표적인 BBM 모델을 기반으로 하였으며, 포화-불포화 상태의 연속성을 확보하기 위해 Bishop의 유효응력에 근거한 수식화를 수행하였다. 또한 온도에 대한 실내실험 결과(Laloui 등, 2003)를 이용하여 불포화토의 열에 대한 변형특성을 구현하였다. 응력과 변형율은 압축을 양의 값으로 하였다.

2.1 응력 변수

재료의 역학적 거동을 모사하기 위한 구성관계는 다양한 응력 변수들(stress variables)로 표현된다. 포화토에서 흙의 거동을 지배하는 유일한 응력변수는 유효응력이나(Terzaghi, 1936), 불포화토에서 응력변수의 선택은 구성모델 관점에서 중요한 쟁점이 되고 있다. 대표적인 불포화토 구성모델인 BBM 모델은 수식화에서 순응력(net stress)과 흡입력(suction)을 독립적인 응력변수로 사용하지만, 포화와 불포화 전이영역에서의 구성관계의 불연속성에 관한 문제점(Loret 등, 2000; Sheng 등, 2004)을 가지고 있다. 유효응력이 불포화토의 전단강도와 체적변화의 예측에 적합한 것으로 확인되면서(Khalili 등, 2004; Sheng 등, 2003), 유효응력을 이용한 불포화토의 구성모델 수식화가 증가하고 있다. 유효응력에 이미 고려된 흡입력(suction)을 응력변수를 사용할 수 있는지에 대한 논쟁이 있으며(Laloui 등, 2009; Loret 등, 2002), 개발된 모델에서는 흡입력을 선행압밀하중에 영향을 미치는 경화변수 즉 내부변수로 사용하였다(Bolzon 등, 1996; Loret 등, 2002).

본 연구에서 유효응력은 일반적으로 많이 사용되고 있는 Bishop의 유효응력(Bishop, 1959; Sheng 등, 2004)을 이용하였다.

$$\begin{aligned}\underset{\sim}{\sigma'} &= \underset{\sim}{\sigma} - P_g \underset{\sim}{1} + \chi\left(P_g - P_l\right)\underset{\sim}{1} \\ &\approx \underset{\sim}{\sigma} - P_g \underset{\sim}{1} + S_r\left(P_g - P_l\right)\underset{\sim}{1} = \underset{\sim}{\bar{\sigma}} + S_r s \underset{\sim}{1}\end{aligned} \tag{1}$$

여기서 $\underset{\sim}{\sigma}$는 전응력, $\underset{\sim}{\sigma'}$은 Bishop의 유효응력, P_g와 P_l는 기체압과 유체압이다. $\underset{\sim}{1} = \delta_{ij}$는 Kronecker's delta tensor이며, χ는 Bishop의 유효응력계수로 포화도 S_r로 간략화 하였다(Jommi, 2000; Schrefler 등, 2001; Sheng 등, 2004). s는 기체압과 유체압의 차이를 나타내는 흡입력이고, $\underset{\sim}{\bar{\sigma}}$는 net stress이다. 추후, $\underset{\sim}{\sigma}$는 유효응력을 나타내고 $\underset{\sim}{\bar{\sigma}}$는 순응력을 나타낸다.

2.2 항복면과 소성 포텐셜 함수

불포화토의 거동을 정의하기 위한 항복면과 소성 포텐셜은 유효응력과 온도를 변수로 이용하였다. 제안된 LC(loading-collapse) 항복면 함수는 유효응력에 기반에 MCC(Modified Cam Clay) 모델에 흡입력과 온도를 고려하여 타원형의 항복면으로 정의하였다(Alonso 등, 1990; Jommi, 2000; Laloui 등, 2009; Sheng 등, 2004). 이때 선행압밀하중 P_c는 내부변수인 흡입력이 증가함에 따라 비선형적으로 증가하고(Alonso 등, 1990), 온도 증가에는 감소하는 특징을 갖는다(포화토에 대한 실험식- Francois 등, 2008; Laloui 등, 2003).

$$f = q^2 - M^2 p\left(p_c - p\right) = 0 \tag{2}$$

여기서 선행압밀 하중은 $p_c = p_r\left(\frac{p_0}{p_r}\right)^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}} + S_r s \exp(-\alpha_4 \Delta T)$으로 표현할 수 있다. 이때, 포화상태의 선행압밀 응력은 $p_0 = p_*[1-\gamma\log(T/T_0)] = p_* R_p$ 이고, P_r은 기준응력(reference stress)을 나타낸다. M은 $p-q$공간에서 한계상태선의 기울기이며, 압축지수는 $\lambda(s) = \lambda(0)[(1-r)\exp(-\beta s) + r]$ 이다.

제안된 식에서 불포화에서 포화상태로 전이되면 흡입력이 사라지면서 온도의 영향만 추가된 MCC 모델로 원활하게 연결됨을 알 수 있다. 그림 3은 유효응력(p, q), 내부변수인 흡입력, 그리고 온도에 대한 3차원 LC 항복면을 보여주고 있다. 포화-불포화 전이영역에서 항복면의 non-convexity(Sheng 등, 2004; Wheeler 등, 2002)는 수치적인 안정성을 확보하기 위해 추가적인 수치기법을 필요로 할수도 있다(Sheng 등, 2008c).

소성변형 증분방향을 결정하는 역학적 소성 포텐셜(plastic potential) 함수는 연관된 흐름법칙(associated flow rule)의 가정에 의한 정지토압계수 k_0의 과다산정을 피

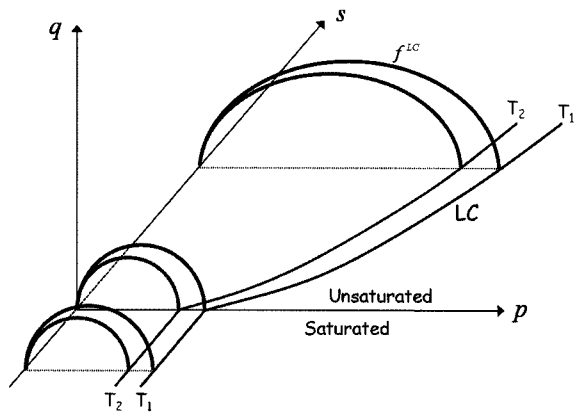

그림 3. 유효응력에 근거한 THM 역학구성 모델의 3차원 항복면 형상 (T_2>T_1)

하고 Jaky의 공식($k_0 = 1-\sin\phi$)에 부합되도록 식 (3)과 같이 정의하였다(Alonso 등, 1990).

$$g = \alpha q^2 - M^2 p(p_c - p) = 0 \tag{3}$$

여기서 $\alpha = \dfrac{M(M-9)(M-3)}{9(6-M)} \dfrac{1}{1-\kappa/\lambda(0)}$ 이다.

2.3 응력-변형율 증분관계

전체 변형율 증분은 유효응력에 의한 역학적 변형율과 온도에 의한 변형율로 분리할 수 있다. 또한 역학적 변형율 증분은 탄성과 소성 부분으로 구분할 수 있다.

$$d\underset{\sim}{\varepsilon} = d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<m>} + d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<T>} = d\underset{\sim}{\varepsilon}^{e<m>} + d\underset{\sim}{\varepsilon}^{p<m>} + d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<T>} \tag{4}$$

여기서 탄성 역학적 변형율은 $d\underset{\sim}{\varepsilon}^{e<m>} = \underset{\sim}{D}^{e^{-1}} : d\underset{\sim}{\sigma}$ 이며 (Sheng 등, 2008b), $\underset{\sim}{D}^e = (K - 2G/3)\underset{\sim}{1}\otimes\underset{\sim}{1} + 2G\underset{\sim}{I}$ 는 탄성 응력-변형율 강성 텐서(elastic stiffness tensor)이다. 그리고 K와 G는 체적 및 전단 탄성계수이며, $\underset{\sim}{1}\otimes\underset{\sim}{1} = \delta_{ij}\delta_{kl}$, $\underset{\sim}{I} = (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk})/2$ 이다.

따라서 유효응력과 변형율에 대한 증분관계식는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$d\underset{\sim}{\sigma} = \underset{\sim}{D}^e : [d\underset{\sim}{\varepsilon} - d\underset{\sim}{\varepsilon}^{p<m>} - d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<T>}] \tag{5}$$

역학적 소성변형 증분은 소성흐름법칙(plastic flow rule)에 의해 소성 포텐셜 함수(식 3)에 수직한 방향으로 양의 상수(non-negative scalar multiplier) $d\lambda$만큼 발생하게 된다.

$$d\underset{\sim}{\varepsilon}^{p<m>} = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} \tag{6}$$

2.4 탄소성 체적변형율

탄성 체적 변형율(elastic volumetric strain)은 평균유효응력(p, mean effective stress)에 의한 압축 변형율과 온도(T, temperature)에 의한 변형량의 합으로 구성된다. 탄성영역에서 p의 증가에 의한 체적압축 변형율 증분은 압밀실험의 팽창곡선(swelling curve)에 의해 결정되며, 온도에 의한 탄성영역의 체적변화는 열압축계수(α_r, thermal elastic contractile coefficient)에 의해 주어진다.

$$d\varepsilon_v^e = d\varepsilon_v^{e<m>} + d\varepsilon_v^{e<T>} = \frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial p}dp + \frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial T}dT = \frac{\kappa}{1+e_0}\frac{1}{p}dp + 3\alpha_T dT \tag{7}$$

소성 체적 변형율(plastic volumetric strain)은 선행압밀하중 p_c으로 표현할 수 있으며, p_c는 p_*(기준온도 T_0에서 포화상태의 선행압밀하중), s(흡입력), T(온도)의 함수이다. 변수들에 대한 연쇄법칙을 이용하여, 소성체적변형을 유효응력에 의한 역학적인 부분과 온도에 의한 열적 부분으로 분리하였다(부록 1 참조).

$$\begin{aligned} d\varepsilon_v^p &= d\varepsilon_v^p(p_c) = d\varepsilon_v^p(p_*, s, T) = \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_*}dp_* + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial s}ds + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial T}dT \\ &= \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial p_*}dp_* + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial s}ds + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}dT = d\varepsilon_v^{p<m>} + d\varepsilon_v^{p<T>} \end{aligned} \tag{8}$$

불포화 지반에 대한 온도의 영향은 가역적 열적 팽창(thermal reversible dilation; 식 (7)에서 α_r는 음의 값으로 체적 팽창)과 비가역적 체적압축(irreversible contracting strain; 식 (8)에서 온도에 의한 선행압밀하중의 감소로 체적수축)으로 표현된다. OCR(과압밀비)이 작은 경우 비가역적 체적압축이 우세하고, OCR이 큰 경우 가역적 체적팽창이 지배적이다(Cekerevac 등, 2004).

2.5 일관성의 조건

응력공간에서 항복면 자체가 이동하거나 경화에 의해 모양이 변형되더라도, 응력상태가 결코 항복면을 벗어

나지 않는다는 일관성의 조건식(Consistency condition)과 이에 대한 미분식은 식 (9)와 같이 표현된다.

$$f = f(\underset{\sim}{\sigma}, p_c) = f(\underset{\sim}{\sigma}, p_*, s, T) = 0$$
$$df = \frac{\partial f}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} : d\underset{\sim}{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial p_*}dp_* + \frac{\partial f}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial s}ds + \frac{\partial f}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}dT = 0 \quad (9)$$

온도 변화는 축차변형율(deviatoric strain)을 유발하지 않는다고 가정하면(Laloui 등, 2003) 온도에 의한 변형율 증분은 탄성과 소성의 변형량 합으로 표현할 수 있다.

$$d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<T>} \approx \frac{1}{3}\varepsilon_v^{<T>}\underset{\sim}{1} = \frac{1}{3}\left(\varepsilon_v^{e<T>} + \varepsilon_v^{p<T>}\right)\underset{\sim}{1} = \frac{1}{3}\left(\frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial T} + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}\right)dT\underset{\sim}{1} \quad (10)$$

따라서 응력-변형율 증분 관계식은 식 (5)에 식 (6)과 식 (10)을 대입하여 얻을 수 있다.

$$d\underset{\sim}{\sigma} = \underset{\sim}{D}^e : \left[d\underset{\sim}{\varepsilon} - d\underset{\sim}{\varepsilon}^{p<m>} - d\underset{\sim}{\varepsilon}^{<T>}\right]$$
$$= \underset{\sim}{D}^e : \left[d\underset{\sim}{\varepsilon} - d\lambda\frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} - \frac{1}{3}\left(\frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial T} + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}\right)dT\underset{\sim}{1}\right] \quad (11)$$

미지 상수 $d\lambda$는 식 (9)의 일관성의 조건과 식 (11)의 응력-변형율 증분 관계식을 이용하여 다음과 같이 정리할 수 있다(추가적인 미분 관계식은 부록 2 참조).

$$d\lambda = a\left[\frac{\partial f}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} : \underset{\sim}{D}^e : d\underset{\sim}{\varepsilon} - b\,dT\right] \quad (12)$$

여기서 $a = \left[\frac{\partial f}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} : \underset{\sim}{D}^e : \frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} - \frac{\partial f}{\partial p_c}\frac{1}{\partial \varepsilon_v^p / \partial p_c}\frac{\partial g}{\partial p}\right]^{-1}$,

$b = K\left(\frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial T} + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}\right)\frac{\partial f}{\partial p} - \frac{\partial f}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}$ 이다.

2.6 증분형식의 역학적 구성관계식

식 (11)과 식 (12)를 결합하여 증분형식의 응력 갱신(stress update) 관계식과 유효응력과 온도에 대한 강성 텐서(stiffness tensor)를 얻을 수 있다.

$$d\underset{\sim}{\sigma} = \underset{\sim}{D}^{ep} : d\underset{\sim}{\varepsilon} - \underset{\sim}{R}\,dT \quad (13)$$

여기서 $\underset{\sim}{D}^{ep} = \underset{\sim}{D}^e - a\underset{\sim}{D}^e : \frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} \otimes \frac{\partial f}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} : \underset{\sim}{D}^e$,

$\underset{\sim}{R} = K\left(\frac{\partial \varepsilon_v^e}{\partial T} + \frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c}\frac{\partial p_c}{\partial T}\right)\underset{\sim}{1} - ab\underset{\sim}{D}^e : \frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}}$ 이다.

일반적으로 순응력, 흡입력 그리고 온도에 의해 정의되는 응력증분 관계식은 $d\underset{\sim}{\sigma}' = \underset{\sim}{D}^{ep} : d\underset{\sim}{\varepsilon} - \underset{\sim}{W}\,ds - \underset{\sim}{R}\,dT$ 형태로 표현되지만, 유효응력과 온도로 표현되는 응력 증분식은 흡입력이 이미 유효응력에 고려되어 구성관계식에서 $\underset{\sim}{W}$ 항목이 사라짐을 알 수 있다.

마지막으로, 개발된 불포화 역학적 구성모델의 구현은 기존의 개발된 THM 유한요소 프로그램(요소형태: 변위-8절점, 압력-4절점, 온도-4절점)을 이용하였다(신호성, 2011).

3. 수치해석 예제

개발된 역학적 구성모델을 이용하여 완전 결합된 THM 현상들을 포함하는 예제 문제들에 대한 수치해석을 수행하였다. 다공질재료의 THM 거동에 대한 정해가 아직 존재하지 않고(Schrefler 등, 2001), 불포화토의 구성모델에 필요한 물성치가 제한적이므로, 기존의 국외의 실내실험 결과(Alonso 등, 1990; Gens, 2010)를 활용하여 수치해석을 수행하였다. 수치해석은 1차원 거동특성, 삼축압축시험, 그리고 고준위 방사성폐기물 시설의 완충재의 거동에 대하여 수행하였으며, 예제 해석을 통하여 개발된 구성모델의 수렴성과 적용성에 대하여 확인하였다.

3.1 불포화 지반의 1차원 거동

3.1.1 침수(wetting)와 붕괴(collapse)

개발된 구성모델의 검증을 위하여 Alonso 등(1990)에서 수행하였던 예제에 대하여 수치해석을 수행하였다(사용 물성치 표 1 참조). 초기 조건은 시료에 s=20$tonf/m^2$의 흡입력을 일정하게 유지하면서 외부 구속압(net stress)을 초기에 25$tonf/m^2$까지 재하한 후 15$tonf/m^2$까지 감소하였다(그림 4a의 점 a). 이후, 외부 하중과 흡입력의 3가지 다른 경로에 의해 유발되는 체적 변형을 모사하였다.

첫번째 경로(a-b-c-b)는 초기조건에서 침수시킨 후(점

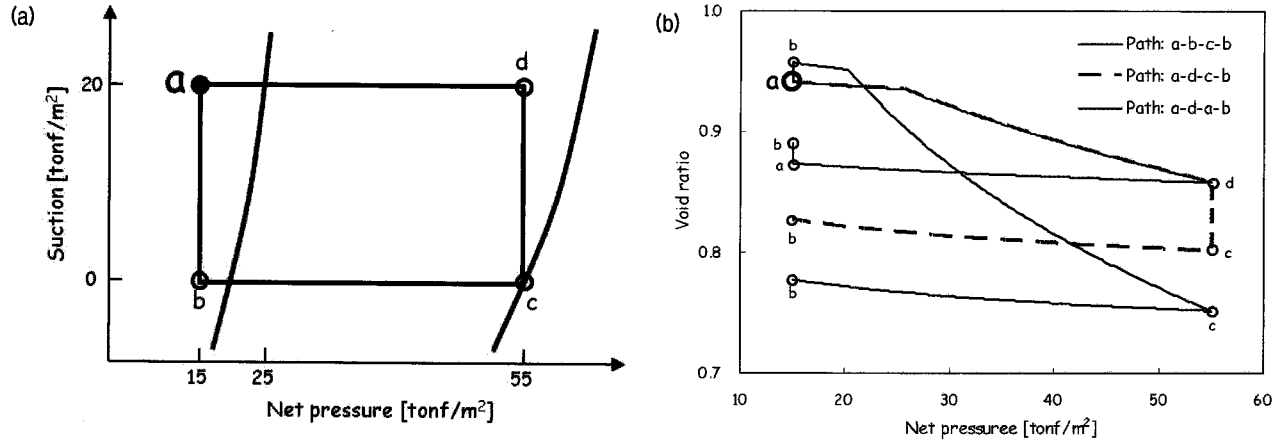

그림 4. 외부하중-침수 경로에 따른 불포화 지반의 1차원 변형특성. (a) 응력경로, (b) 간극비-외부하중(순응력)의 상관관계

b, s=0), 외부하중을 55*tonf/m*^{2}까지 증가시키고(점 c), 마지막으로 외부하중을 15*tonf/m*^{2}까지 감소시켰다(점 b). 항복면 내부에서의 침수는 체적 팽창을 유발하며, 흡입력이 없는 상태에서의 큰 압축지수(식 2에서 흡입력이 감소하면서 압축지수 증가)는 다른 경로들과 비교하여 외부하중에 의한 큰 체적 압축을 보이고 있다.

두번째 경로(a-d-c-b)는 초기조건에서 흡입력을 일정(20*tonf/m*^{2})하게 유지하면서 외부하중을 55*tonf/m*^{2}까지 증가시킨 후(점 d), 침수을 시키고(점 c), 마지막으로 외부하중을 15*tonf/m*^{2}까지 감소시켰다(점 b). 첫번째 경로와는 달리 침수과정에서 붕괴가 발생하는데, 이는 LC 항복면 표면에서의 침수는 유효응력의 감소에 의한 탄성 체적 팽창보다 항복면 크기의 감소에 의한 소성 체적 압축이 지배적이기 때문이다.

세번째 경로(a-d-a-b)는 두번째 경로와 유사하지만 마지막 단계에서 침수을 시켰다. 첫번째 경로와 마찬가지로 LC 항복면 내부에서의 침수는 탄성 체적 팽창을 유발하는 것을 알수 있다.

하중경로에 따른 침수에 의한 팽창이나 붕괴의 경향은 Alonso 등(1990)의 수치해석 결과와 유사한 경향을 보이고 있다. 하지만 최종적인 경로(점 b)에서의 체적변형은 Alonso 등(1990)에서 예측한 것과는 달리 하중 경로에 의존적일 수 있다(Sheng 등, 2008a).

3.1.2 다짐 시험(Compaction test)

다짐은 흙에서 공기 배출로 인한 건조단위중량 증가로 흙의 공학적 성질을 개선하는 과정이다. 역학-수리학적 실내실험 물성치를 인용할 수 있는 FEBEX bentonite (Gens, 2010)에 대하여 불포화상태 다짐특성에 관하여 수치해석을 수행하였다(사용 물성치 표 1 참조). 외부하중이 없는 상태에서 s=100*tonf/m*^{2}을 제하한 후, 1차원 변형조건에서 연직방향의 외부하중을 증가시키면서 흡입력, 함수비, 간극비, 포화도 및 건조단위중량의 변화를 수치해석으로 모사하였다.

그림 5a는 연직방향 외부응력의 증가로 인하여 공기가 배출되면서 간극비가 감소하고, 포화도가 증가함을 보여주고 있다. 하지만, 불포화토의 다짐은 간극의 공기만을 배출하므로 흙의 함수비는 일정하게 유지됨을 알 수 있다(그림 5b). 포화도의 증가에 의한 초기 흡입력이 점점 감소하면서 최종적으로는 흡입력이 사라짐을 알수 있다. 그리고 그림 5c는 1차원 구속조건에서 외부하중의 증가는 선형에 근접한 건조단위 중량의 증가를 유발함을 알수 있다. 외부하중에 의해 지반 변수들이 선형적인 변화는 FEBEX benonite의 높은 공기흡입압(air entry, ~200*tonf/m*^{2}) 때문이다.

3.1.3 팽창압 시험(Swelling test)

지반과 구조물 사이를 채우는 충진물(예, 고준위 방서성 폐기물 시설의 canister와 원지반 사이의 clay-buffering)은 외부하중에 대해 내부 구조물을 보호해야 할 뿐만 아니라, 불포화 상태 충진물의 팽창에 의한 팽창압이 구조물을 손상시키지 않아야 한다(Villar 등, 2008). 변형구속된 상태에서 다양한 초기 흡입력을 갖는 불포화 지반에 대한 침수 수치해석을 수행하여 건조단위중량과 팽창압을 산정하였으며(사용 물성치 표 1 참조; Gens, 2010), 이를 FEBEX bentonite에 대한 실내실험 결과와 비교하였다.

수치해석 결과는 실내실험 결과와 매우 유사한 경향

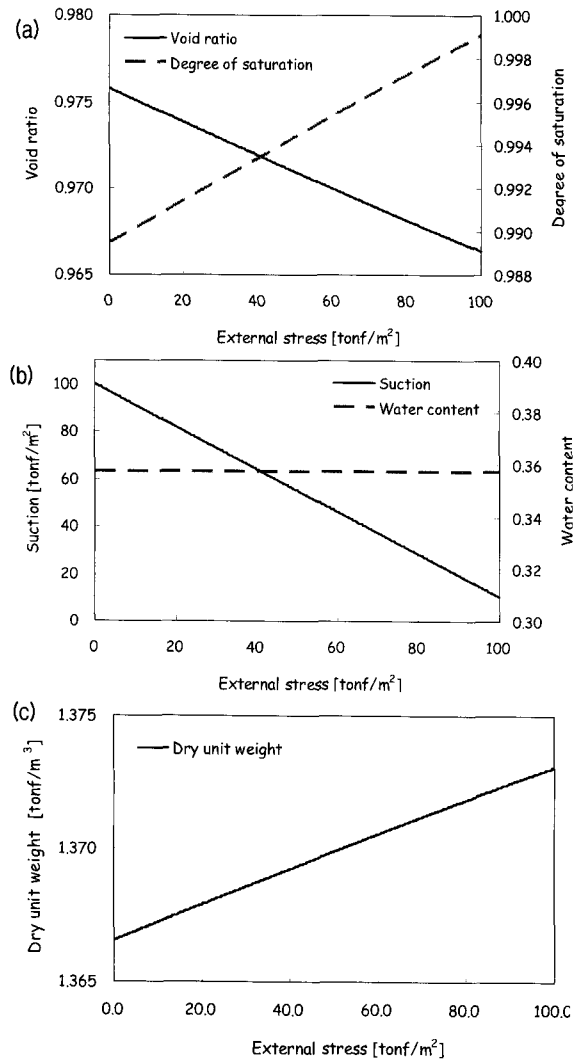

그림 5. 불포화토의 다짐에 의한 지반 물성치의 변화(초기 간극비 =0.976, 초기 포화도=0.9895). a) 간극비와 포화도, b) 흡입력과 함수비, c) 건조단위 중량의 변화

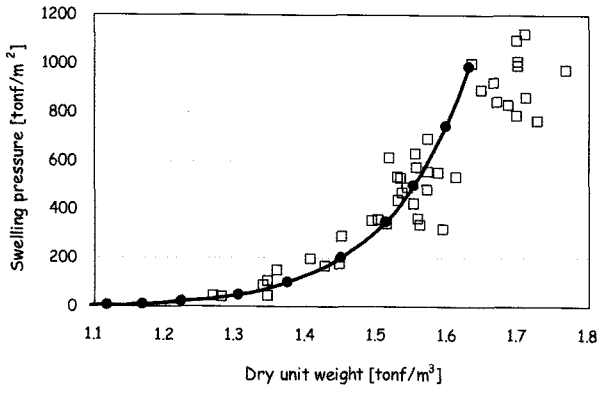

그림 6. FEBEX bentonite의 팽창압에 대한 실내실험 결과(Viallar 등, 2008)와 수치해석결과(solid line)의 비교

을 보이고 있으며, 건조단위중량이 1.6tonf/m^3 이상에서는 팽창압이 급격하게 증가함을 알수 있다(그림 6). 또한, 추가적인 해석에서 팽창지수(swelling index, κ)는 팽창압에 거의 영향을 미치지 않는 반면, 작은 압축지수(compression index, λ)는 동일한 건조중량에서 높은 팽창압을 유발하였다.

3.2 삼축 압축시험

Fredlund 등(1978)은 Mohr-Coulomb 파괴이론을 확장하여 순응력($\bar{\sigma}$)과 흡입력(s)의 두가지 응력 변수를 이용한 불포화토 강도이론을 제시하였다.

$$\tau_f = c + \bar{\sigma}\tan\phi + s\tan\phi^b \tag{14}$$

하지만, 실내실험 결과들에서 흡입력의 증가는 함수비를 잔류함수비(residual water content)로 감소시켜서 흡입력의 전단강도에 대한 기여도가 감소하여 흡입력의 증가에 따른 비선형성 전단강도의 변화를 보였다(Oloo 등, 1996). 그리고 식 (14)는 불포화에서 포화상태로 전이 과정에서 전단강도의 불연속성을 보여주고 있다.

따라서 식 (15)와 같이 Bishop의 유효응력을 이용한 불포화토 전단강도식의 사용이 증가하고 있다(표 2; Goh 등, 2010; Murray 등, 2010; Sheng 등, 2009; Vanapalli 등, 1999).

$$\tau_f = c + \sigma'\tan\phi \tag{15}$$

한계상태(critical state)에서 전단강도는 식 (1)의 Bishop의 유효응력을 이용하여 $q_f = M p_f\,(p = \bar{p} + sS_r)$으로 정의된다. 따라서 배수-삼축압축 실험조건에서의 축차 하중강도 $\Delta\sigma_f$는 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$\Delta\sigma_f = \frac{3M}{3-M}\left(\bar{\sigma}_c + S_r s\right) \tag{16}$$

여기서 강도정수 $M = \frac{6\sin\phi}{3-\sin\phi}$, $\bar{\sigma}_c$는 삼축압축 실험에서의 외부 구속압이며, 포화도 S_r는 SWCC관계로부터 주어진 흡입력 s에 의해 결정된다.

삼축압축실험 예제해석에 사용된 지반 물성치는 Alonso 등(1990)의 자료를 활용하였다(사용 물성치 표 1 참조). 흡입력의 변화에 따른 응력-변형율 해석에서 흡입력의 증가는 전단강도를 증가시키고 작은 체적변형을 유발하였다(그림 7a). 구속압력의 증가에 따른 전단강도 변

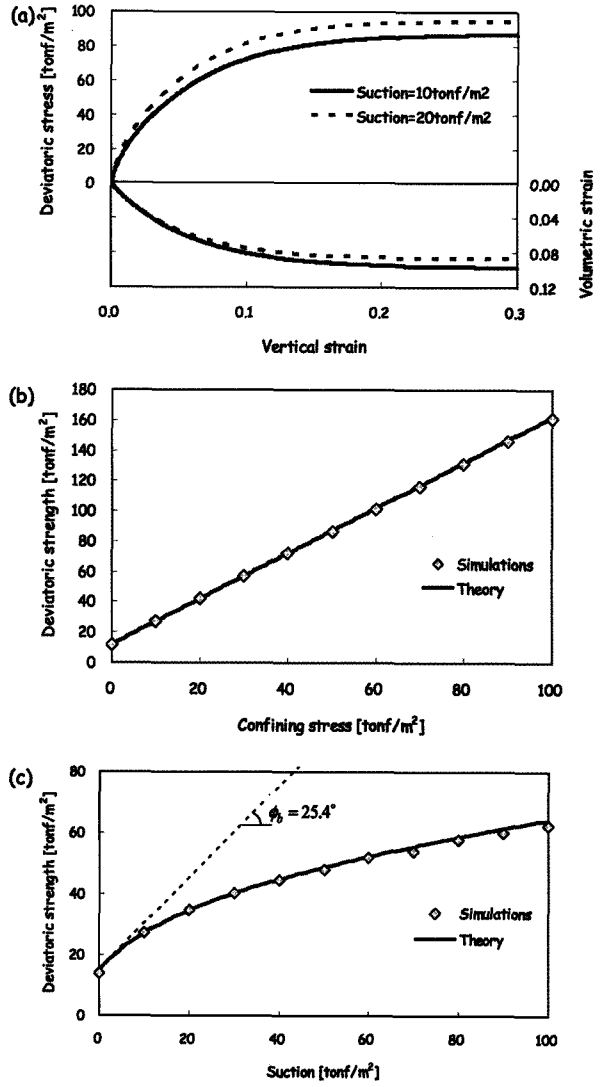

그림 7. 불포화토에 대한 삼축압축시험 수치해석과 이론식의 비교. (a) 일정 구속압(50*tonf/m*^{2}) 상태에서 흡입력의 변화에 따른 축차응력과 체적변형율의 변화, (b) 일정 흡입력(10*tonf/m*^{2}) 상태에서 외부 구속압과 전단강도와의 관계, (c) 일정 구속압(10*tonf/m*^{2}) 상태에서 흡입력의 증가에 의한 전단강도의 변화(M=1에 대한 $\phi_b = 25.4°$).

화는 수치해석 결과와 이론식(식 16)이 매우 잘 부합됨을 알 수 있다(그림 7b). 그리고 흡입력에 대한 전단강도의 변화는 $S_r s$로 표현되는 흡입력에 의한 유효응력의 비선형적인 증가를 잘 모사하고 있으며, 이론식과 잘 일치함을 알 수 있다(그림 7c). 흡입력의 크기가 증가하면서 전단강도 증가율은 감소하여, 매우 큰 흡입력에서는 전단강도의 증가율이 미비하게 나타났다(Nishimura 등, 2000).

3.3 고준위 방사성폐기물 시설에서 완충재의 거동

지하심부에 건설되는 고준위 방사성 폐기물 처분장(high level radioactive waste disposal) 에서 예상되는 THM 거동에 대한 이해는 완충재의 최적설계와 저장 시설의 장기적인 안정성 확보에 중요한 역할을 한다. 본 예제에서는 처분용기(canister)와 주위 암반사이에서 복잡한 열-수리-역학적 상호작용을 받는 완충재(clay-buffering, 일반적으로 다져진 팽창성 점토 사용)의 장기간인 거동특성에 대한 수치해석을 수행하였다. 사용된 완충재의 물성치는 FEBEX benonite(Gens, 2010; 표 1 참조)에 관한 자료를 사용하였으며, 처분용기는 강체로 가정하였다.

500m 깊이에 위치한 심층 처분장에서 주위 암반은 초기에 완전포화 상태이고 공기압은 항상 영으로 일정하다고 가정하였다. 초기응력 조건은 $\bar{\sigma}_v = \sigma_v + P_l$=500+500 =100*tonf/m*^{2}, $\bar{\sigma}_h = \sigma_h + P_l = k_0\sigma_v + P_l$=250+500=750*tonf/m*^{2} 으로 산정하였으며, 초기 온도는 30℃(지표면 15℃; geothermal gradient=25-30℃/km)로 가정하였다. 공학적 방벽시스템은 한국형 처분시스템의 단면(Cho 등, 2010; 그림 8a, 8b)을 사용하였다. 처분장의 수치해석 단계는 먼저 원지반을 굴착(굴착면의 전응력과 수압=0)하고, 처분용기와 원지반 사이에 완충재를 채웠다. 이때 채워진 완충재의 초기 흡입력은 s=50*tonf/m*^{2}(초기 포화도=99.5%)으로 가정하였다. 그리고, 고준위 방사성 폐기물 붕괴열에 의한 완충재와 주위 암반의 응력 및 물의 흐름을 이해하기 위해 방사성 붕괴열이 작용하지 않는 경우와 작용하는 경우로 구분하여 해석을 수행하였다.

두가지 해석 경우에 대한 수치해석 결과(그림 8, 9)는 방벽시스템 내부에 설치된 완충재가 열-수리-역학적 상호작용을 통하여 방벽시스템의 응력과 변형에 미치는 영향을 보여주고 있다. 붕괴열의 미고려시와 고려시에 대한 점 a와 b의 수리-역학적 변수의 변화는 완충재의 낮은 투수계수로 인하여 거의 동일한 반응을 보였다. 처분시스템의 시간경과에 의한 지반 물성의 변화를 정리하면 다음과 같다.

1) 처분용기로부터 열확산 영향을 고려하는 경우, 완충재와 주위지반의 온도변화는 붕괴 발생열이 최대에 도달한 후 지속적으로 감소함을 보여준다(그림 9a, 9b). 예측되는 최대온도(~78℃)는 완충재의 물리, 화학적 특성을 저하(예, 건조 균열) 시킬 수 있는 경계온도(>100℃) 이하로 방벽시스템의 성능조건(한국원자력연구소, 2003)을 만족한 것으로 나타났다.

2) 주위 암반과 완충재의 초기 수압 차이에 의한 완충재 내부로의 지하수의 유입은 완충재가 완전 포화(full

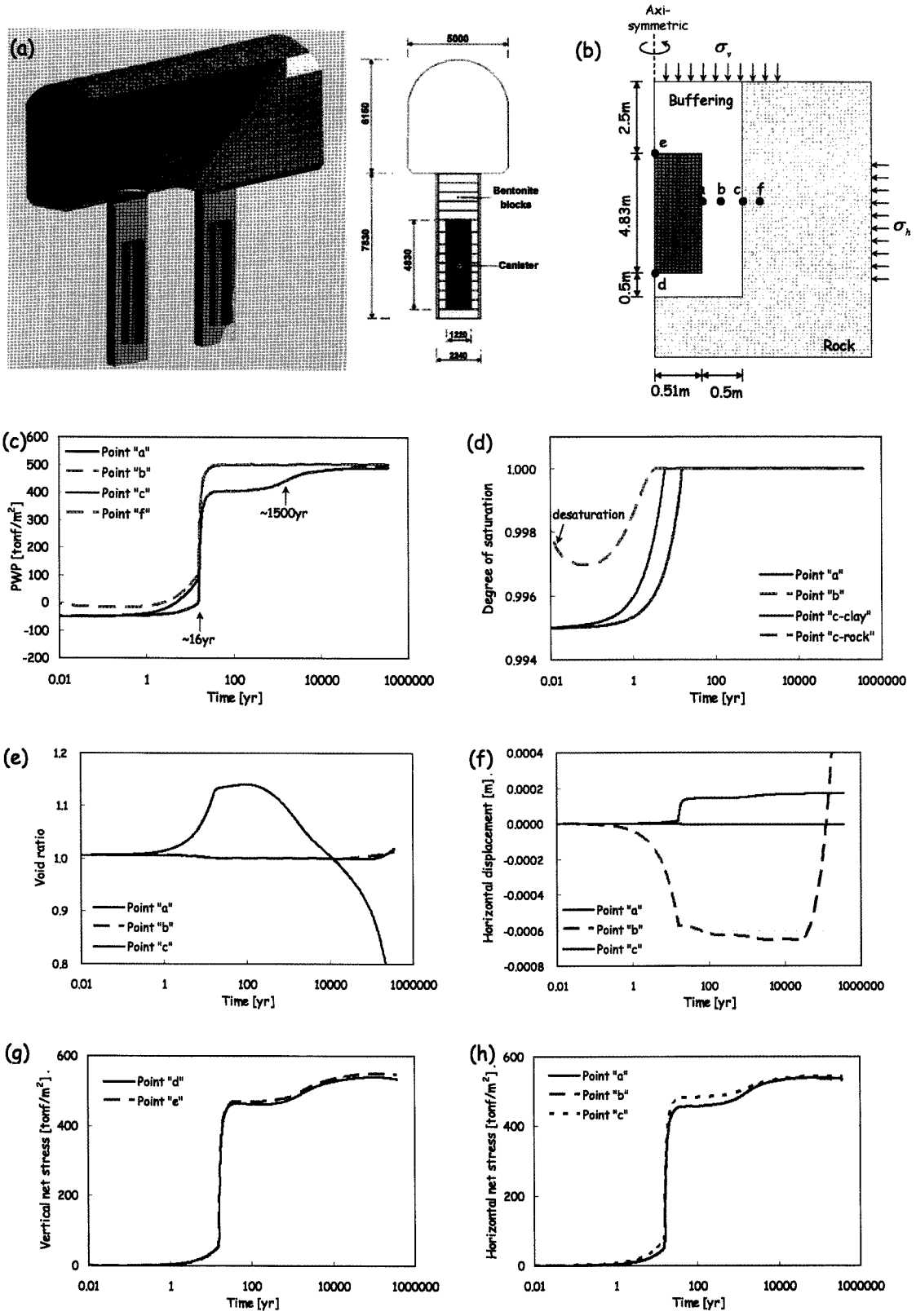

그림 8. 공학적 방벽시스템 주위의 시간경과에 따른 지반 거동변화 (방사성 붕괴열 미고려시). (a) 한국형 방벽시스템의 단면 (Cho 등, 2010), (b) 2차원 축대칭 해석 단면(절점수=12,281, 요소수=4,000), (c) 시간경과에 따라 각 위치별 간극수압 P_i의 변화, (d) 포화도 S_r의 변화, (e) 간극비의 변화, (f) 각 위치별 수평변위의 변화, (g) 연직반향 순응력 $\overline{\sigma_v}$, (h) 수평반향 순응력 $\overline{\sigma_h}$.

saturation)되기 시작하는 ~16년(그림 8c, 9c)에 완충재의 급격한 수리학적-역학적 거동의 변화를 초래한다. 주위 암반의 투수계수는 완충재 완전포화 시점의 중요한 변수로 추가적인 해석에서 낮은 주위암반의 투수계수

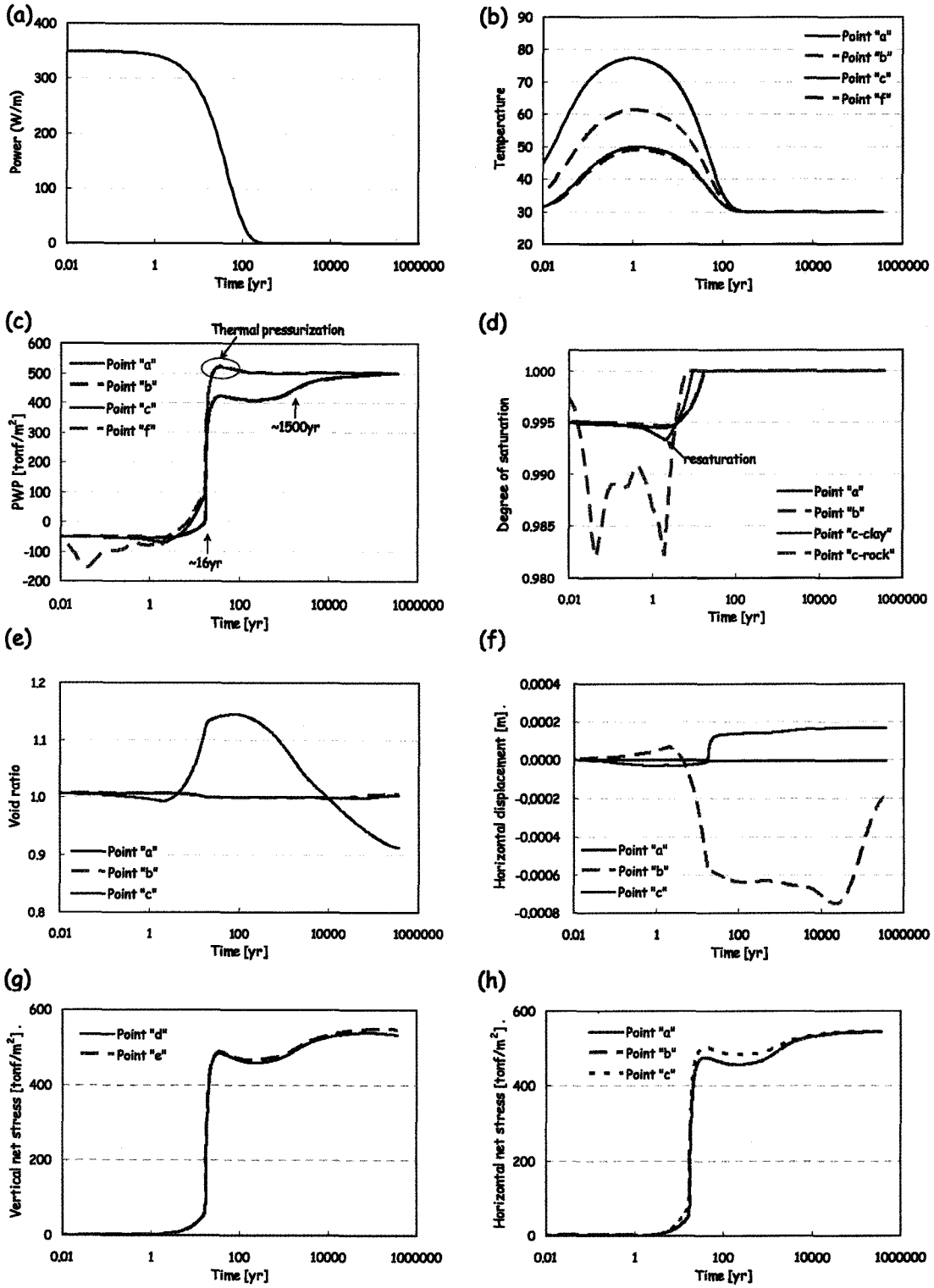

그림 9. 공학적 방벽시스템 주위의 시간경과에 따른 지반 거동변화 (방사성 붕괴열 고려시). (a) 방사성 붕괴열의 시간에 따른 변화($P[W/m]$=350·$e^{-0.0219\cdot year}$; Millard 등, 2005), (b) 시간경과에 따른 각 위치별 온도의 변화, (c) 각 위치별 간극수압 P_l의 변화, (d) 포화도 S_r의 변화, (e) 간극비의 변화, (f) 각 위치별 수평변위의 변화, (g) 연직반향 순응력 $\overline{\sigma_v}$, (h) 수평반향 순응력 $\overline{\sigma_h}$.

는 완충재의 포화시점을 선형적 지연시키는 것으로 나타났다. 반면 두번째로 수압이 상승하는 시점(~1,500년)은 완충재의 투수계수에 의해 결정됨을 알 수 있었다. 방사성 붕괴열에 의한 추가적인 영향은 주위암반의 낮은 투수계수로 인하여 완충재에 추가적인 열적 가압(thermal pressurization; Rutqvist 등, 2011)을 유발하며

(그림 9c), 방사성 붕괴열 미고려시에 비해 암반 공벽의 포화도가 크게 감소한 후 재포화(re-saturation) 되었다 (그림 9d; Gens 등, 2002).

3) 완충재의 간극비는 지하수 유입에 의한 체적 팽창(~16year)으로 주위암반과 인접한 위치(점c)에서 급격하게 증가하며(그림 8e), 이는 점b의 처분용기 중심으로의 수평방향 변위를 유발하였다(그림 8f). 하지만, 완충재가 완전 포화되면서 처분용기에 인접한 완충재 또한 팽창하여 점c의 간극비는 감소하고 점b의 수평방향 변위는 주위암반 방향으로 전환된다. 그리고 완충재의 팽창으로 인하여 방벽시스템이 전체적으로 팽창함을 알 수 있다(그림 8f, 점c). 방사성 붕괴열에 의한 추가적인 영향은 열확산이 최대가 되는 ~1년에 완충재의 탄성 열팽창으로 인하여 점b는 팽창하고 점c는 수축하는 경향을 보이고 있다(그림 9f).

4) 방사성 붕괴열의 미고려시와 고려시에 처분용기에 작용하는 완충재의 팽창 압력은 시간경과에 따라 증가하면서 최대로 ~500$tonf/m^2$(~5MPa)까지 근접함을 알 수 있다(그림 8g~h, 9g~h). 처분용기 설계시 다른 외부 하중과 더불어 팽창압을 고려하여야 한다.

방사성폐기물 처분시스템에 대한 수치해석결과는 열의 확산과 완충재의 포화 등 결합된 THM 현상으로 인하여 방벽시스템이 매우 복잡한 거동을 보임을 알 수 있다. 특히, 완충재 내부의 응력과 변위의 변화는 방사성 열에너지 뿐만 아니라, 완충재의 초기 다짐조건(예, 초기 흡입력)에도 크게 의존함을 알 수 있다. 실제 현장조건에서 주요한 THM 현상과 이들간의 결합을 이해하고 설명하기 위해서는 지속적인 실험적 및 수치해석적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

4. 결 론

완전 결합된 열(Thermal)-수리(Hydro)-역학(Mechanical)적 현상들에 의해 지반의 거동이 지배되는 문제를 해석하기 위한 수치도구 개발의 필요성이 증대되고 있다. 지반공학 관점에서 가장 중요한 분야는 응력-유체-열에 의한 지반 변형을 구현할 수 있는 역학적 구성모델이다. 본 연구에서는 유효응력에 근거한 불포화 지반에 대한 역학적 탄소성 구성모델을 제시하였다. 개발된 역학적 구성모델은 유효응력과 온도를 변수로 증분형식의 수식화를 수행하였다.

개발된 구성모델을 THM 유한요소 프로그램에 구현하여 THM 현상을 포함하는 문제들에 대한 예제 해석들을 통하여 해의 안정성과 구성모델의 적용성에 대하여 확인하였다: 불포화토의 1차원 거동-침수와 붕괴, 다짐시험, 팽창압 시험, 삼축압축시험, 고준위 방사성폐기물 시설의 완충재의 거동. 수치해석결과는 개발된 역학적 구성모델이 결합된 THM 현상의 매우 복잡한 거동을 효과적으로 모사할 수 있음을 보여 주었다.

일반적으로 압밀시험과 삼축압축시험에 의해 변형-강도 특성을 규정할 수 있는 포화 지반과는 달리, 불포화토에 대해서는 요구되는 물성치와 시험법에 관한 정립이 되어있지 않은 실정이다. 국내 불포화지반의 흡입력과 온도 변화에 따른 강도 및 변형특성에 대한 지속적인 실내실험이 필요하며, 기존의 실내실험 결과를 활용한 지반 물성치의 산정과 역학적 구성모델이 개선이 필요하다. 이를 통하여 일반적인 불포화토의 안정성 해석뿐만 아니라, 다양한 조건에서 흙의 THM 거동 해석이 필요한 분야에 적용이 가능할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 울산대학교 교내 일반연구과제(2011-0187) 연구지원으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. 신호성 (2011), "불포화지반에 대한 열-수리-역학 거동의 수식화", *한국지반공학회논문집*, Vol.27, pp.75-83.
2. 한국원자력연구소 (2003), "사용후핵연료 처분을 위한 처분용기, 완충재, 뒷채움재의 조건", KAERI/TR-2628.
3. Alonso, E. E., Alcoverro, J., Coste, F., Malinsky, L., Merrien-Soukatchoff, VOL., Kadiri, I., Nowak, T., Shao, H., Nguyen, T. S., Selvadurai, A. P. S., Armand, G., Sobolik, S. R., Itamura, M., Stone, C. M., Webb, S. W., Rejeb, A., Tijani, M., Maouche, Z., Kobayashi, A., Kurikami, H., Ito, A., Sugita, Y., Chijimatsu, M., Borgesson, L., Hernelind, J., Rutqvist, J., Tsang, C. F., and Jussila, P. (2005), "The FEBEX benchmark test: Case definition and comparison of modelling approaches", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol.42, pp.611-638.
4. Alonso, E. E., Gens, A., and Josa, A. (1990), "A constitutive model for partially saturated soils", *Geotechnique*, Vol.40, pp.405-430.
5. Bishop, A. W. (1959), "The principle of effective stress", *Teknisk Ukeblad*, Vol.106, pp.859-863.
6. Bolzon, G., Schrefler, B. A., and Zienkiewicz, O. C. (1996), "Elastoplastic soil constitutive laws generalized to partially saturated states", *Geotechnique*, Vol.46, pp.279-289.
7. Campanella, R. G., and Mitchell, J. K. (1968), "Influence of temperature variations on soil behavior", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol.94, pp.709-734.

8. Cekerevac, C., and Laloui, L. (2004), "Experimental study of thermal effects on the mechanical behaviour of a clay", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.28, pp.209-228.
9. Cho, W.-J., Lee, J.-O., and Kwon, S. (2010), "Analysis of thermo-hydro-mechanical process in the engineered barrier system of a high-level waste repository", *Nuclear Engineering and Design*, Vol.240, pp.1688-1698.
10. Coussy, O. (1995), "Mechanics of porous continua", Chichester, Wiley.
11. ENRESA (1998), "FEBEX: Full-scale engineered barriers experiment in crytalline host rock: Preoperational thermo-hydro-mechanical (THM) modelling of the 'in-situ' test", Publicación tecnica num.
12. Eriksson, L. G. (1989), "Temperature effects on consolidation properties of sulphide clays", *Proceedings of the12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Rio de Jeneiro, pp.2087-2090.
13. Escario, V., Juca, J. F. T. (1989), "Strength and deformation of partly saturated soils", *Proceedings of the Twelfth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol.1, pp.43-46.
14. Francois, B., and Laloui, L. (2008), "ACMEG-TS: A constitutive model for unsaturated soils under non-isothermal conditions", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.32, pp.1955-1988.
15. Fredlund, D. G., Morgenstern, N. R., and Widger, R. A. (1978), "The shear strength of unsaturated soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.15, pp.313-321.
16. Gens, A. (2010), "Soil-environment interactions in geotechnical engineering", *Geotechnique*, Vol.60, pp.3-74.
17. Gens, A., Guimaraes, L. D., Garcia-Molina, A., and Alonso, E. E. (2002), "Factors controlling rock-clay buffer interaction in a radioactive waste repository", *Engineering Geology*, Vol.64, pp.297-308.
18. Goh, S. G., Rahardjo, H., and Leong, E. C. (2010), "Shear strength equations for unsaturated soil under drying and wetting", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.136, pp.594-606.
19. Hueckel, T., and Baldi, G. (1990), "Thermoplasticity of saturated clays. Experimental constitutive study", *Journal of geotechnical engineering*, Vol.116, pp.1778-1796.
20. Jommi, C. (2000), "Remarks on constitutive modelling of unsaturated soils", In: *Experimental evidence and theoretical approaches in unsaturated soils, Proc. of int. workshop on unsaturated soil*, Trento, Italy, Balkema, Rotterdam, pp.139-153.
21. Khalili, N., Geiser, F., and Blight, G. E. (2004), "Effective stress in unsaturated soils: Review with new evidence", *International Journal of Geomechanics*, Vol.4, pp.115-126.
22. Laloui, L., and Cekerevac, C. (2003), "Thermo-plasticity of clays: An isotropic yield mechanism", *Computers and Geotechnics*, Vol.30, pp.649-660.
23. Laloui, L., and Francois, B. (2009), "ACMEG-T: Soil Thermoplasticity Model", *Journal of Engineering Mechanics-ASCE*, Vol.135, pp.932-944.
24. Laloui, L., and Nuth, M. (2009), "On the use of the generalised effective stress in the constitutive modelling of unsaturated soils", *Computers and Geotechnics*, Vol.36, pp.20-3.
25. Lewis, R. W., and Schrefler, B. A. (1998), "The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media", New York, John Wiley.
26. Loret, B., and Khalili, N. (2000), "A three-phase model for unsaturated soils", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.24, pp.893-927.
27. Loret, B. and Khalili, N. (2002), "An effective stress elastic-plastic model for unsaturated porous media", *Mechanics of Materials*, Vol.34, pp.97-116.
28. Millard, A., Rejeb, A., Chijimatsu, M., Jing, L., De Jonge, J., Kohlmeier, M., Nguyen, T. S., Rutqvist, J., Souley, M., and Sugita, Y. (2005), "Numerical study of the THM effects on the near-field safety of a hypothetical nuclear waste repository - BMT1 of the DECOVALEX III project. Part 2: Effects of THM coupling in continuous and homogeneous rocks", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol.42, pp.731-744.
29. Mitchell, J. K., and Soga, K. (2005), "Fundamentals of soil behavior", New York Wiley, p.577.
30. Murray, E. J., and Sivakumar, VOL. (2010), "Unsaturated soils : A fundamental approach to the interpretation of soil behavior", Wiley-Blackwell.
31. Nishimura, T., and Fredlund, D. G. (2000), "Relationship between shear strength and matric suction in an unsaturated silty soil", *Proceedings of the Asian conference on unsaturated soils*, Singapore, Asia, pp.563-568.
32. Nuth, M., and Laloui, L. (2008), "Effective stress concept in unsaturated soils: Clarification and validation of a unified framework", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.32, pp.771-801.
33. Oberg, A. L., and Sallfors, G. (1997), "Determination of shear strength parameters of unsaturated silts and sands based on the water retention curve", *Geotechnical Testing Journal*, Vol.20, pp.40-48.
34. Olivella, S., Gens, A., Carrera, J., and Alonso, E. E. (1996), "Numerical formulation for a simulator (CODE_BRIGHT) for the coupled analysis of saline media", *Engineering Computations*, Vol.13, pp.87-&.
35. Oloo, S. Y., and Fredlund, D. G. (1996), "A method for determination of b for statically compacted soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.33, pp.272-280.
36. Romero, E. (1999), "Characterisation and thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated Boom clay and experimental study", Barcelona, Université polytechnique de Catalunya.
37. Rutqvist, J., Barr, D., Birkholzer, J. T., Fujisaki, K., Kolditz, O., Liu, Q. S., Fujita, T., Wang, W. Q., and Zhang, C. Y. (2009), "A comparative simulation study of coupled THM processes and their effect on fractured rock permeability around nuclear waste repositories", *Environmental Geology*, Vol.57, pp.1347-1360.
38. Rutqvist, J., Ijiri, Y., and Yamamoto, H. (2011), "Implementation of the Barcelona Basic Model into TOUGH-FLAC for simulations of the geomechanical behavior of unsaturated soils", *Computers & Geosciences*, Vol.37, pp.751-762.
39. Santamarina, J. C., and Shin, H. (2009), "Friction in granular media", in Hatzor, Y.H., Sulem, J., and Vardoulakis, I., eds., Meso-scale Shear Physics in Earthquake and Landslide Mechanics, CRC Press, pp.157-188.
40. Schrefler, B. A. (1984), "The finite element method in soil consolidation with applications to surface subsidence", University College of Swansea.
41. Schrefler, B. A., and Scotta, R. (2001), "A fully coupled dynamic model for two-phase fluid flow in deformable porous media",

Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol.190, pp.3223-3246.

42. Sheng, D. (2011), "Review of fundamental principles in modelling unsaturated soil behavior", *Computers and Geotechnics*, Vol.38, pp.757-776.
43. Sheng, D., Fredlund, D. G., and Gens, A. (2008a), "A new modelling approach for unsaturated soils using independent stress variables", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.45, pp.511-534.
44. Sheng, D., Gens, A., Fredlund, D. G., and Sloan, S. W. (2008b), "Unsaturated soils: From constitutive modelling to numerical algorithms", *Computers and Geotechnics*, Vol.35, pp.810-824.
45. Sheng, D., Sloan, S. W., and Gens, A. (2004), "A constitutive model for unsaturated soils: thermomechanical and computational aspects", *Computational Mechanics*, Vol.33, pp.453-465.
46. Sheng, D., Zhou, A., and Fredlund, D. G. (2009), "Shear strength criteria for unsaturated soils", *Geotechnical and Geological Engineering*, Vol.29, pp.145-159.
47. Sheng, D. C., Pedroso, D. M., and Abbo, A. J. (2008c), "Non-convexity and stress-path dependency of unsaturated soil models", *Computational Mechanics*, Vol.42, pp.685-694.
48. Sheng, D. C., Sloan, S. W., Gens, A., and Smith, D. W. (2003), "Finite element formulation and algorithms for unsaturated soils. Part I: Theory", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.27, pp.745-765.
49. Terzaghi, K. (1936), "The shear resistance of saturated soils", *Proceedings for the 1st. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Cambridge, MA, pp.54-56.
50. Tong, F., Jing, L., and Zimmerman, R. W. (2010), "A fully coupled thermo-hydro-mechanical model for simulating multiphase flow, deformation and heat transfer in buffer material and rock masses", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol.47, pp.205-217.
51. Vanapalli, S. K., and Fredlund, D. G. (1999), "Empirical procedures to predict the shear strength of unsaturated soils", in *11th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Balkema, Rotterdam, pp.93-96.
52. Vanapalli, S. K., Fredlund, D. G., Pufahl, D. E., and Clifton, A. W. (1996), "Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.33, pp.379-392.
53. Villar, M. VOL., and Lloret, A. (2008), "Influence of dry density and water content on the swelling of a compacted bentonite", *Applied Clay Science*, Vol.39, pp.38-49.
54. Vulliet, L., Laloui, L., and Harding, R. (2002), "Environmental geomechanics: An introduction", in *Environmental Geomechanics*, Lausanne, EPFL-Press, pp.3-12.
55. Wheeler, S. J., Gallipoli, D., and Karstunen, M. (2002), "Comments on use of the Barcelona Basic Model for unsaturated soils", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.26, pp.1561-1571.
56. Wheeler, S. J., Sharma, R. S., and Buisson, M. S. R. (2003), "Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils", *Geotechnique*, Vol.53, pp.41-54.
57. Wiebe, B., Graham, J., Tang, G. X. M., and Dixon, D. (1998), "Influence of pressure, saturation, and temperature on the behaviour of unsaturated sand-bentonite", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.35, pp.194-205.
58. Zhao, C. G., Liu, Y., and Gao, F. P. (2010), "Work and energy equations and the principle of generalized effective stress for unsaturated soils", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.34, pp.920-36.
59. Zheng, L., and Samper, J. (2008), "A coupled THMC model of FEBEX mock-up test", *Physics and Chemistry of the Earth*, Vol.33, pp.S486-S498.
60. Zienkiewicz, O. C., Chan, A. H. C., Pastor, M., Paul, D. K., and Shiomi, T. (1990), "Static and dynamic behaviour of soils: A rational approach to quantitative solutions, I, Fully saturated problems", *Proceedings of the Royal Society of London Series a-Mathematical Physical and Engineering Sciences*, Vol.429, pp.285-309.

부록 1. 소성체적 변형량에 대한 미분 관계식

식 (8)에 사용된 미분 항들은 식 (1)에 사용된 변수들에 대한 미분을 통하여 다음 값들을 정리할 수 있다.

$$\frac{\partial \varepsilon_v^p}{\partial p_c} = \frac{\lambda(s)-\kappa}{1+e_0}\frac{1}{p_c}$$

$$\frac{\partial p_c}{\partial p_*} = \frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}\left(\frac{p_0}{p_r}\right)^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}-1} R_p$$

$$\frac{\partial p_c}{\partial s} = S_r \exp(-\alpha_4 \Delta T)$$

$$\frac{\partial p_c}{\partial T} = \frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}\cdot\left(\frac{p_0}{p_r}\right)^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}-1}\cdot p_* \cdot \frac{\partial R_p}{\partial T} - \alpha_4 S_r s \exp(-\alpha_4 \Delta T)$$

부록 2. 추가적인 미분 관계식

$$\frac{\partial f}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} = \frac{M^2}{3}(2p-p_c)\underset{\sim}{1}+3\underset{\sim}{\sigma'}$$

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{\partial g}{\partial p} = M^2(2p-p_c)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p_c} = -M^2 p$$

$$\frac{\partial g}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} = \frac{M^2}{3}(2p-p_c)\underset{\sim}{1}+3\alpha\underset{\sim}{\sigma'}$$

표 1. 예제해석에 사용된 물성치

구 분	종 류	물 성 치
3.1.1절	역학적	$C_c(s=0)=0.46$, $\beta=1.0\times10^{-3}kPa^{-1}$, $r=0.75$, $C_s=0.046$, $N_{@1kPa}=1.85$, $P_r=100kPa$, $\nu=0.3$, $M=1.0$ ·Loading collapse yield surface $f=q^2-M^2p(p_c-p)=0$ 여기서, $p_c=p_r\left(\frac{p_0}{p_r}\right)^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}}+S_r s\exp(-\alpha_4\Delta T)$ $\lambda(s)=\lambda(0)[(1-r)\exp(-\beta s)+r]$, $p_0=p_*[1-\gamma\log(T/T_0)]$
	수리학적	·Water retention curve (van Genuchten model) $\lambda=0.1$, $P_0=7.0\times10^3kPa$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$ $S_e=\frac{S_r-S_{r\min}}{S_{r\max}-S_{r\min}}=\left(1+\left(\frac{P_g-P_l}{P_0}\right)^{\frac{1}{1-\lambda}}\right)^{-\lambda}$
3.1.2절 3.1.3절	역학적	$C_c(s=0)=0.345$, $\beta=1.0\times10^{-4}kPa^{-1}$, $r=0.925$, $C_s=0.115$, $N_{@1kPa}=2.0$, $P_r=500kPa$, $\nu=0.4$, $M=1.0$
	수리학적	·Water retention curve (van Genuchten model) $\lambda=0.1$, $P_0=7.0\times10^3kPa$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$
3.2 절	역학적	$C_c(s=0)=0.46$, $\beta=1.0\times10^{-3}kPa^{-1}$, $r=0.75$, $C_s=0.046$, $N_{@1kPa}=1.85$, $P_r=100kPa$, $\nu=0.3$, $M=1.0$
	수리학적	·Water retention curve (van Genuchten model) $\lambda=0.33$, $P_0=1.0\times10^2kPa$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$
3.3 절	역학적	[Soil] $C_c(s=0)=0.345$, $\beta=1.0\times10^{-4}kPa^{-1}$, $r=0.925$, $C_s=0.115$, $N_{@1kPa}=2.0$, $P_r=500kPa$, $\nu=0.4$, $M=1.0$, $\alpha_T=-0.5\times10^{-4}℃^{-1}$, $\gamma_T=0.5$, $T_{ref}=30℃$
		[Rock]-assume elastic material $E=3.94\times10^6$, $\nu=0.3$, $\alpha_T=-7.8\times10^{-6}℃^{-1}$ (ENRESA, 1998)
	수리학적	[Soil] ·Water retention curve (van Genuchten model) $\lambda=0.1$, $P_0=7.0\times10^3kPa$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$ ·Intrinsic hydraulic conductivity (Kozeny-Carman equation) $K_0=1.9\times10^{-21}m^2$, $e_0=0.667$ $\frac{K}{K_0}=\frac{e^3/(1+e)}{e_0^3/(1+e_0)}$, $k_l=K\frac{\gamma_l}{\mu_l}$ ·Relative hydraulic conductivity (Power law) $n=3.0$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$, $k_{rl}=S_e^n$
		[Rock] ·Water retention curve (van Genuchten model) $\lambda=0.7$, $P_0=2.1\times10^3kPa$, $S_{rmax}=1.0$, $S_{rmin}=0.01$ (ENRESA, 1998) ·Intrinsic hydraulic conductivity $K=8.0\times10^{-18}m^2$ ·Relative hydraulic conductivity (van Genuchten model) $\lambda=0.5$, $S_{lmax}=1.0$, $S_{lmin}=0.01$ (ENRESA 1998) $k_{rl}=\sqrt{S_e}\left(1-\left(1-S_e^{1/\lambda}\right)^{\lambda}\right)^2$
	열적	[Soil] $\lambda_{sat}=1.15W/m\cdot K$, $\lambda_{dry}=0.47W/m\cdot K$, $Cp_{solid}=732J/kg\cdot K$ $Cp_{water}=4200J/kg\cdot K$, $\lambda=\lambda_{sat}^{S_r}\lambda_{dry}^{1-S_r}$, $\alpha=\frac{\lambda}{\rho_s C_s^s}$
		[Rock] $\lambda=3.6W/m\cdot K$, $Cp_{solid}=1091J/kg\cdot K$, $Cp_{water}=4200J/kg\cdot K$

표 2. Bishop의 유효응력에 근거한 대표적인 불포화토의 전단강도 제안식

	유효응력(σ')과 전단강도(τ_f)
Escario 등 (1989)	$\sigma' = \bar{\sigma} + \chi s$
	$\tau_f = c + \bar{\sigma}\tan\phi + s\chi\tan\phi$ 따라서, $\tan\phi^b = \chi\tan\phi$
	여기서, $\chi = S_r$ (Oberg 등, 1997; Schrefler, 1984) $\chi = S_r^{\kappa}$ (κ=1 또는 0.5; Sheng 등, 2009)
Vanapalli 등 (1996)	$\sigma' = \bar{\sigma} + \Theta s$
	여기서, $\Theta = \dfrac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$ (정규화된 체적함수비) 체적함수비(volumetric water content) $\theta = nS_r$
	$\tau_f = c + \bar{\sigma}\tan\phi + s\Theta\tan\phi$

(접수일자 2011. 8. 1, 심사완료일 2011. 11. 15)